

# Grundoperationen pfannenmetallurgischer Prozesse

Wolfgang Pluschkell

**Zielsetzung.** In den letzten Jahren hat die Pfannenmetallurgie einen festen Platz in der Metallurgie der Stahlerzeugung erobert. Neben der Entwicklung zahlreicher Verfahren und Verfahrensvarianten wurden gleichzeitig Fortschritte im Verständnis der Grundoperationen erzielt. In diesem Bericht werden einige Forschungsergebnisse auf diesem Gebiet aus der Sicht der Anwendungstechnik erörtert.

**Zusammenfassung.** Die Berechnung der Temperaturverluste von Stahlschmelzen vom Konverterabstich bis zum Gießbeginn bereitet keine grundsätzlichen Schwierigkeiten. Um eine ausreichende Genauigkeit zu erzielen, ist allerdings eine zwischenzeitliche Temperatur-Stützmessung zweckmäßigerweise zu Spülbeginn notwendig. In bezug auf die Gießleistung sollte die Länge des Ausgußkanals als Einflußgröße stärker berücksichtigt werden. Die Injektion von Spülgas führt in der Regel zu einer Blasenströmung in der Schmelze. Zur Berechnung der Förderleistung bei Gasinjektion liegen erste Ergebnisse vor. Energiedissipation und Vermischungsdauer sind miteinander gekoppelt. Der quantitative Zusammenhang zwischen beiden Größen ist allerdings erst in groben Zügen bekannt. Die Entwicklung der Verfahren zur pneumatischen Injektion von Reaktions- und Legierungsstoffen ist noch nicht abgeschlossen. Im Vordergrund der Bemühungen stehen die Erhöhung der Gutbeladung und die Stabilisierung der Feststoffförderung. Die mechanischen Injektionsverfahren haben in der Aluminium-Legierungstechnik einen ihnen eigenen Einsatzbereich gefunden. Die Injektion von calciumhaltigem Fülldraht wird zur Zeit in den Stahlwerken erprobt. Voraussetzung für eine erfolgreiche Pfannenmetallurgie ist ein „schlackenarmer“ Konverterabstich. Neben der Reststahlmethode und der Schwimmstopfenmethode befinden sich weitere Verfahren in der Entwicklung.

Die Pfannenmetallurgie befindet sich zur Zeit in einer lebhaften Expansionsphase, die sich sowohl in den Investitions- und Planungsmaßnahmen der Stahlwerke als auch in den Berichten einschlägiger Tagungen<sup>1) bis 5)</sup> widerspiegelt. Dabei bestimmen überwiegend Qualitätsanforderungen an den Werkstoff Stahl die Entwicklungsrichtung pfannenmetallurgischer Verfahren. Dieser Zusammenhang wird besonders deutlich bei den Fortschritten der Entschwefelungstechnik. In zweiter Linie sind Verbesserungen und Kosteneinsparungen im gesamten Prozeßablauf eines Stahlwerkes Ursache und Triebfeder der Entwicklung.

Bei der Durchführung pfannenmetallurgischer Prozesse stehen folgende Ziele im Vordergrund:

- Homogenisierung des Schmelzenvolumens in bezug auf Temperatur und chemische Zusammensetzung.
- Feinlegierung unter Einhaltung enger Analysentoleranzen.
- Einstellung der vorgeschriebenen Gießtemperatur.
- Entschwefelung durch kontrollierte Reaktionsführung; gegebenenfalls auch Entphosphorung und Entsilicierung.
- Sekundäre Desoxidation zur Verbesserung des oxidischen Reinheitsgrades.

Um die genannten Ziele zu erreichen, stehen folgende prozeßtechnische Mittel zur Verfügung:

- Verfahren zur Phasentrennung Stahlschmelze/Schlacke während oder nach dem Abstich von Einschmelzöfen und Frischreaktoren.

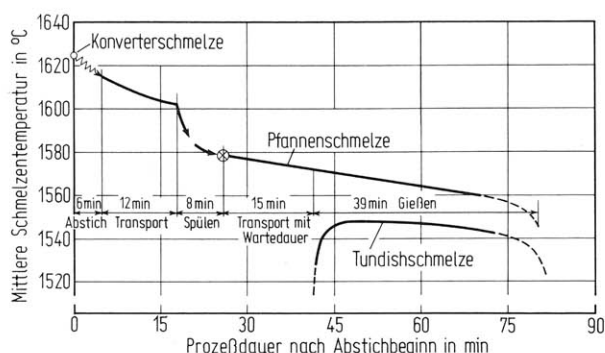
- Methoden zur Durchmischung des Pfanneninhalts durch Begasung oder mechanisches bzw. elektromagnetisches Rühren.
- Einsatz von Feuerfestzustellungen und Pfannenschlacken, die für die beabsichtigte Reaktionsführung geeignet sind.
- Injektionsverfahren zum Einbringen von Reaktions- und Legierungsstoffen.
- Methoden zur Vermeidung der Reoxidation der Schmelze beim Gießen.

Dieser Bericht behandelt einige Forschungsergebnisse aus dem Gebiet der pfannenmetallurgischen Grundoperationen. Das Schwerkgewicht der Ausführungen liegt auf praxisnahen Fragestellungen, die sich auf die Produktionslinie Konverter/Stranggießanlage beziehen.

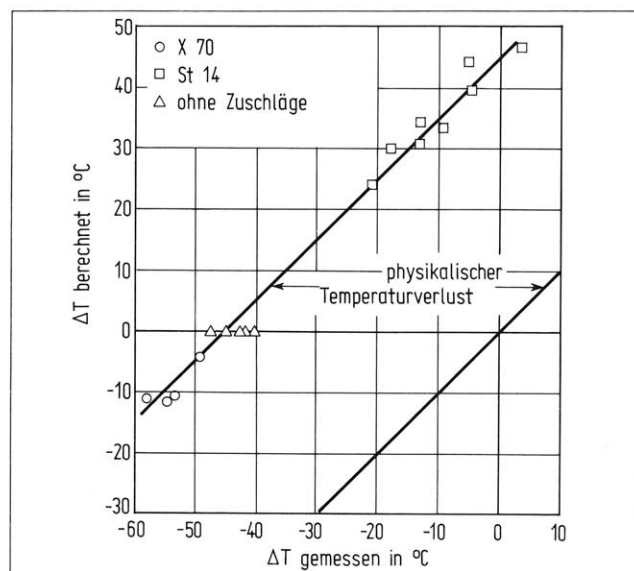
## Prozeßtechnische Temperaturführung von Stahlschmelzen

Vom Zeitpunkt des Konverterabstichs bis zum Gießbeginn auf einer Stranggießanlage müssen die Operationen Desoxidation, Legierung und Temperatureinstellung vorgenommen und zielgerecht zu Ende geführt werden. Die minimale Konverterabstichtemperatur ergibt sich aus der Liquidustemperatur der Stahlqualität unter Berücksichtigung sämtlicher physikalischer Energieverluste, die in der vorgesehenen Prozeßfolge auftreten. Einzuzurechnen sind die chemischen Energieumwandlungen bei der Legierung und Desoxidation. Einen ersten Überblick über die Zusammenhänge vermittelt **Bild 1**, das den kennzeichnenden Temperaturverlauf einer Stahlschmelze geringen Kohlenstoffgehaltes in Abhängigkeit von der Zeit

Dr.-Ing. Wolfgang Pluschkell, Abteilung metallurgische Verfahrenstechnik, Estel Hüttenwerke Dortmund AG.



**Bild 1. Temperaturführung bei der Produktion von kohlenstoffarmen Stahlschmelzen (Abstichgewicht 185 t)**



**Bild 2. Veränderung der Schmelzentemperatur beim Konverterabstich (185 t Abstichgewicht)**

**Tafel 1. Verwendete Formelzeichen**

$A_0$ bis $A_3$	Konstanten
$D$	Pfannendurchmesser
$H$	Pfannenfüllhöhe
$K_D, K_R$	Konstanten
$L$	Eindringtiefe
$\dot{M}$	Stoffstrom
$T$	Temperatur
$\dot{V}$	Begasungsstrom
$X$	Zugabestoff
$c$	spezifische Wärmekapazität
$d$	Durchmesser
$g$	Erdbeschleunigung
$j$	Wärmestromdichte
$l$	Länge
$t$	Zeit
$v$	Geschwindigkeit
$x$	Dicke
$\alpha$	Ausgüßkennzahl, Anstellwinkel
$\beta$	Benetzungswinkel
$\varepsilon$	Lückengrad
$\eta$	Viskosität
$\Theta$	Freistrahlförmigkeit
$\lambda$	Wärmeleitfähigkeit, Rohrreibungsbeiwert
$\mu$	Gutbeladung
$\rho$	Dichte
$\sigma$	Grenzflächenspannung
$\tau$	Vermischungsdauer
$N_{Fr} = \frac{\rho g \cdot V_{g,n}}{g \cdot (\rho_l - \rho_g) \cdot d_n}$	Froude-Zahl
$N_{Re} = \frac{d \cdot v \cdot \rho}{\eta}$	Reynolds-Zahl

über die verschiedenen Prozeßstufen wiedergibt. Kritischer Zielpunkt ist die Temperatur der Schmelze am Ende des Spülprozesses. Dieser Vorgabewert muß in der Regel mit einer Toleranz von rd. 5°C getroffen werden, um einen störungsfreien Gießverlauf und ein günstiges Erstarrungsgefüge zu erreichen.

Bei der Legierung und Desoxidation von Stahlschmelzen sind zwei Effekte zu berücksichtigen:

- Wärmeumsatz beim Aufheizen, Schmelzen und Lösen der Zugabestoffe.
- Wärmeproduktion durch Umsetzungen mit Sauerstoff.

Die Temperaturänderung der Schmelze durch Legierung und Desoxidation kann nach folgendem Ansatz berechnet werden (Formelzeichen in **Tafel 1**):

$$\Delta T = (\Delta T)_{1\%} \cdot \% X + [\Delta \% X]_D \cdot K_D + [\Delta \% X]_R \cdot K_R. \quad (1)$$

$\% X$  ist die prozentuale Zugabemenge an Stoff X,  $[\Delta \% X]_D$  und  $[\Delta \% X]_R$  sind die Verluste an Stoff X durch Desoxidation und durch Reaktion mit Oxiden. Die Faktoren  $(\Delta T)_{1\%}$ ,  $K_D$  und  $K_R$  werden in der Arbeit von Olette und Steiler<sup>6</sup> für alle wichtigen Zuschlagstoffe angegeben. Einen Vergleich von Rechenwerten und Meßwerten zeigt **Bild 2**. Ausgewertet wurden drei Schmelzentypen: X 70-Güten, Schmelzen ohne Abstichzuschläge und St 14-Güten. Der gleichbleibende Abstand von rd. 45°C zwischen Auswertegeraden und Bezugsgeraden entspricht dem physikalischen Temperaturverlust beim Konverterabstich einschließlich der Verluste während der Wartedauer bis zur Messung. Das Ergebnis der Nachhinein-Interpretation belegt die Leistungsfähigkeit des obigen Ansatzes; die Genauigkeit vorausberechneter  $\Delta T$ -Werte wird bestimmt durch die Schwankungsbreite der Abbrandverluste beim Abstich.

**Temperaturverlust in der Pfanne.** Die Temperatur der Stahlschmelze sinkt durch Wärmeleitung in die Feuerfestzustellung der Pfannenwand. Der Wärmestrom ist instationär. Für die Wärmestromdichte gilt

$$j = a \cdot \frac{1}{\sqrt{t}} \cdot (T_{Fe} - \bar{T}_0). \quad (2)$$

$T_{Fe}$  bedeutet die Temperatur der Schmelze,  $\bar{T}_0$  die mittlere Temperatur der Feuerfestzustellung vor Pfannenfüllung. In  $a = (\lambda \rho c / \pi)^{1/2}$  sind die physikalischen Daten des Feuerfestmaterials zusammengefaßt. Unter Berücksichtigung der Zylindergeometrie der Pfanne erhält man für den Temperaturverlust der Schmelze durch Wärmeleitung in die Zustellung<sup>7</sup>:

$$\Delta T = - \frac{2a}{c_{Fe} \cdot \rho_{Fe}} \cdot \left( \frac{4}{D} + \frac{1}{H} \right) \cdot (T_{Fe} - \bar{T}_0) \cdot \sqrt{t}. \quad (3)$$

$D$  ist der Pfannendurchmesser und  $H$  die Pfannenfüllhöhe. Der Temperaturverlust sinkt mit zunehmenden Linearabmessungen der Pfanne. Der größere  $a$ -Wert von Dolomit- im Vergleich zu Sandzustellungen wird durch intensive Vorwärmung der Dolomit-Pfanne ausgeglichen. Die Deckelung der Gießpfanne wirkt sich vorteilhaft auf den Energiehaushalt des Systems aus<sup>8</sup>. Der Wärmedurchgang durch die Pfannenschlacke bedingt Temperaturverluste, die in der Regel 10% des Wertes von Gleichung (3) nicht überschreiten<sup>9</sup>.

**Temperaturverluste im Spülprozeß.** Die genaue Einstellung der Gießtemperatur der Stahlschmelze wird in einem Spülprozeß vorgenommen. Als Kühleinflüsse müssen berücksichtigt werden: Wärmeleitung in die Pfannenwand, Strahlungsverluste, Aufschmelzen von teilerstarter Schlacke und von Kühlschrott. Zur Berechnung der Temperaturverluste im Spülprozeß hat sich folgender Linearansatz bewährt<sup>7)</sup>:

$$\Delta T = A_0 + A_1 \cdot t_{sp} + A_2 \cdot t_{st} + A_3 \cdot m_K \quad (4)$$

Unter  $t_{sp}$  ist die Spüldauer und unter  $t_{st}$  die Stehdauer in eingelegten Spülpausen zu verstehen;  $m_K$  ist die zugegebene Kühlschrottmenge. Die Faktoren  $A_0$  bis  $A_3$  werden zweckmäßigerweise durch eine Regressionsanalyse von Betriebsdaten ermittelt. Gleichung (4) ist um den ersten Term von Gleichung (1) zu erweitern, wenn im Spülprozeß eine Nachlegierung der Schmelze vorgenommen wird.

**Temperaturverluste beim Gießen.** Während des Vergießens entspricht die in Bild 1 angegebene Temperaturdifferenz zwischen Pfannenschmelze und Tundishschmelze den Wärmeverlusten des Zwischenbehälters. Sie können vermindert werden durch eine gute Wärmeisolation des Zwischenbehälters und durch die Wahl eines möglichst großen Behältervolumens. Mit fallendem Schmelzenspiegel in der Gießpfanne nimmt der Einfluß von Pfannenboden und Pfannenschlacke auf die Temperaturverluste der Restschmelze zu. Um den Temperaturabfall in Grenzen zu halten, sind eine hohe Gießleistung auch in den letzten Gießminuten sowie eine möglichst kurze Pfannenwechseldauer bei Sequenzguß notwendig.

## Gießkennlinien und Gießstrahlausbildung

**Austrittsgeschwindigkeit des Gießstrahles.** Bei der Leerung der Gießpfanne beträgt die Geschwindigkeit des Gießstrahles am Pfannenausguß

$$v_n = \alpha \left[ \frac{2(H + l_n)g + X_S g \frac{Q_S}{Q_{Fe}} + (P_2 - P_1)/Q_{Fe}}{1 + \lambda \cdot l_n/d_n} \right]^{1/2} \quad (5)$$

Der Index  $n$  bezieht sich auf den Ausguß,  $S$  auf die Schlacke und  $Fe$  auf die Stahlschmelze.  $\lambda$  ist der Rohrreibungsbeiwert,  $\alpha$  die Ausgußkennzahl. Der dritte Term im Zähler von Gleichung (5) ist nur bei Vakuum- oder Druckguß zu berücksichtigen. Der Nenner liegt im Bereich von 1,05 bis 1,10. Die Ausgußkennzahl hängt von der Einlaufrundung des Ausgusses ab; in der Regel ist mit Werten von 0,85 bis 0,95 zu rechnen. Haupteinflußgröße auf die Austrittsgeschwindigkeit des Gießstrahles ist die Schmelzenspiegelhöhe; gegen Gießende ist jedoch die Länge des Ausgußkanals entscheidend für die Gießleistung. Bei Berücksichtigung der Kontinuitätsgleichung findet man, daß die Strahlaustrittsgeschwindigkeit nach

$$v_{n,t} = v_{n,0} - \frac{\alpha^2 g}{(1 + \lambda l_n/d_n)} \cdot \left(\frac{d_n}{D}\right)^2 \cdot t \quad (6)$$

linear mit der Gießdauer abnimmt. In Bild 3 ist die unter Einsetzen von  $\alpha = 1$  berechnete Gießkennlinie einer 185-t-Pfanne dargestellt. Die tatsächliche Gießleistung ist geringer entsprechend der Ausgußkennzahl. Als wesentliche Einflußgrößen müssen auch die Ausgußaufweitung

durch Verschleiß (unberuhigte Stahlgüten) und die Ausgußverengung infolge Oxidablagerungen (aluminium-/silicium-beruhigte Stahlgüten) in Betracht gezogen werden<sup>10)</sup>. Um gleichmäßigere Gießleistungen zu erreichen, werden in den Stahlwerken auch Ausgüsse mit selbstverschleißenden Einsatzhülsen verwendet.

**Ausbildung des Gießstrahles.** Gießstrahlen befinden sich in turbulentem Strömungszustand ( $N_{Re} > 10^4$ ). Im freien Fall erhöht sich die Geschwindigkeit des Strahles, so daß sein Durchmesser mit der Lauflänge abnehmen müßte. In der Praxis beobachtet man jedoch meist das Gegenteil. Die Gießstrahlverbreiterung ist auf Einmischen der umgebenden Atmosphäre sowie auf Zerfallerscheinungen zurückzuführen<sup>11) 12)</sup>. Der Übergang vom Pfannen-Stopfenverschluß auf den Pfannen-Schieberverschluß hat beträchtliche Probleme in bezug auf die exzessive Oxidation des Gießstrahles bei gedrosseltem Schieber<sup>13)</sup> sowie in bezug auf mitlaufende Pfannenschlacke bei Gießende mit sich gebracht. Als Gegenmaßnahmen wurden verschiedene Verfahren des verdeckten Gießens zwischen Pfanne und Verteiler entwickelt<sup>14)</sup>. Demgegenüber stellt die ausreichende Herabsetzung der Menge mitlaufender Pfannenschlacke sowie ihre frühzeitige meßtechnische Erkennung eine noch unzureichend gelöste Aufgabe dar.

## Injektion von Spülgas

Der vor dem Vergießen der Schmelze auf Stranggießanlagen notwendige Spülprozeß bewirkt die Homogenisierung des Pfanneninhalts sowie die Auflösung und Einmischung von Pfannenzusätzen. Gleichzeitig werden Heterogenreaktionen zwischen den Phasen Schmelze, Schlacke, Feuerfestzustellung und Gasphase beschleunigt<sup>15)</sup>. Die bisherigen betriebstechnischen Erfahrungen mit der Spülgasinjektion sind in einem Umschau-Bericht zusammengestellt<sup>16)</sup>.

**Strömungsausbildung.** Zur Injektion von Argon oder Stickstoff in die Pfannenschmelze werden Tauchlanzen, Spülsteine oder Düsen verwendet. Die makroskopische Strömungsausbildung in der Schmelze ist dabei im wesentlichen unabhängig von der Wahl des Gaseinleitungssystems. Bild 4 zeigt schematisch einen heterogenen Vertikal-Freistrah, der aus aufsteigenden Gasblasen und mitgeführter Schmelze besteht. Der Öffnungswinkel des Freistrahls beträgt nach Modellversuchen bei Raumtemperatur rd. 20°. Es ist noch nicht ausreichend geklärt, ob sich auch in Metallschmelzen eine derartige Kegelgeometrie oder eher eine Zylindergeometrie für den Freistrah

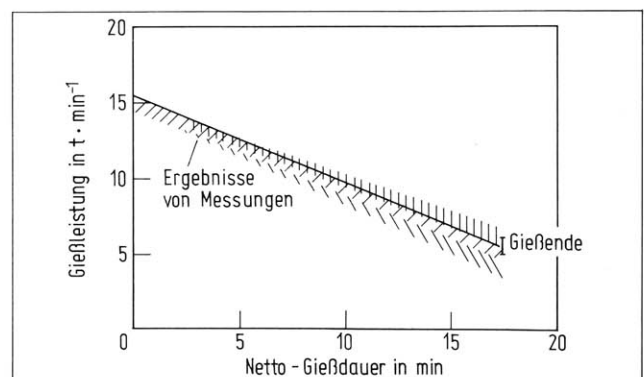
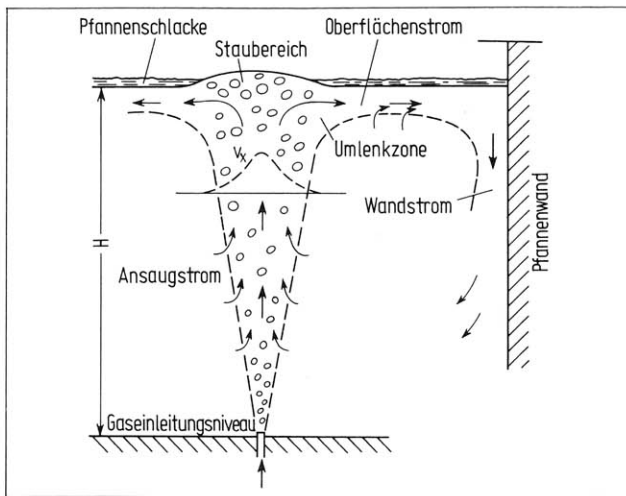


Bild 3. Gießkennlinie einer 185-t-Pfanne (Ausgußdurchmesser 75 mm)



**Bild 4. Strömungsbildung bei der Injektion von Spülgas in eine Pfannenschmelze**

ausbildet. Im Staubereich des Freistrahls („Spülfleck“) treten die aufsteigenden Gasblasen in die Atmosphäre über; der vertikale Schmelzenstrom wird dort in die Horizontale umgelenkt. Die Gefäßwand erzwingt eine nochmalige Richtungsänderung der Strömung: der radiale Oberflächenfreistrahls mündet in den vertikal abtauchenden Wandstrom. Die Stromlinien schließen sich zu einer torusartigen Zirkulationsströmung.

Beim Übergang des Spülgases aus der Düse oder Lanze in die Schmelze bildet sich bei geringen Begasungsraten eine Blasenströmung, bei hohen Begasungsraten eine Strahlströmung aus. Im ersten Fall entstehen vor der Düse Gasblasen großen Volumens, die im Ablöse- und Aufstiegsprozeß in ein Spektrum kleinerer Blasen zerfallen. Die periodische Blasenbildung im Frequenzbereich von 10 bis 20 Hz ist mit entsprechenden Druckfluktuationen im Gaszufuhrkanal verbunden. Für die Strahlströmung ist ein langgestreckter Gashohlraum vor der Düse kennzeichnend, von dem sich die Gasblasen ablösen. Periodische Druckfluktuationen treten bei Strahlströmung nicht auf.

Über das Kriterium für den Übergang von der Blasenströmung zur Strahlströmung besteht noch keine einheitliche Auffassung. Ozawa und Mori<sup>17)</sup> geben an, daß der Übergang eintritt, wenn das aus der Düse ausströmende Gas die Schallgeschwindigkeit erreicht. Hoefele und Brimacombe<sup>18)</sup> sehen eine Kombination von Düsen-Froudezahl  $N_{Fr}$  und Dichteverhältnis  $\rho_g/\rho_l$  als entscheidend an. Nach McNallan<sup>19)</sup> ist eine Gasmengenstromdichte von  $40 \text{ g cm}^{-2} \text{ s}^{-1}$  als kritischer Übergangswert anzusehen. Bei einer Überprüfung gebräuchlicher Gasinjektionssysteme nach den angegebenen Kriterien zeigt sich, daß die übliche Betriebsweise in der Regel im Existenzbereich der Blasenströmung liegt.

**Massenstrom im Vertikalfreistrahls.** Für die pfannenmetallurgische Prozeßtechnik ist vor allem die Größe des Massenstromes im Vertikalfreistrahls in Abhängigkeit von der Begasungsrate und der Lanzentauchtiefe aufschlußreich. Im Anschluß an die Ergebnisse von Kobus<sup>20)</sup> gehen Lehner und Mitarbeiter<sup>21)</sup> davon aus, daß die horizontale Verteilung der Vertikalgeschwindigkeit im Freistrahls einer Gaußkurve entspricht. Nach Gleichsetzen des Impulsstromes im Freistrahls mit der Auftriebskraft finden die Autoren unter Anpassung an Ergebnisse von Modellversuchen folgende Zahlenwertgleichung:

$$\dot{M} = 13,3 (H + 0,8) \left[ \ln \left( 1 + \frac{H}{1,48} \right) \right]^{0,5} \cdot \dot{V}^{0,381} (ts^{-1}). \quad (7)$$

Die Tauchtiefe ist in Meter, der Begasungsstrom in  $\text{Nm}^3 \text{ s}^{-1}$  einzusetzen. Für  $H = 2,5 \text{ m}$  und  $\dot{V} = 600 \text{ Nm}^3 \text{ min}^{-1}$  ergibt sich z. B.  $7,5 \text{ t s}^{-1}$ . Die Umwälzdauer einer 185-t-Schmelze beträgt dann rd. 25 Sekunden. Aus der angegebenen Gleichung geht weiterhin hervor, daß  $\dot{M}$  proportional zu  $n^{0,619}$  ansteigt bei Teilung des Begasungsstromes in  $n$  Teilströme, z. B. bei Pfannen mit parallelgeschalteten Spülsteinen.

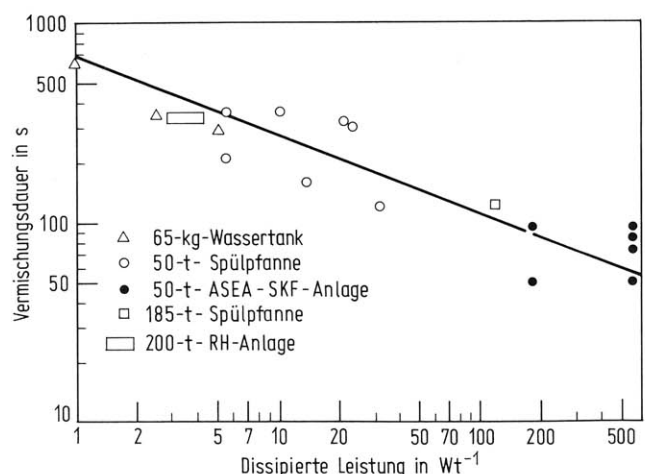
Diese summarisch-makroskopische Betrachtungsweise wird ergänzt durch die Berechnung der örtlichen Strömungsgeschwindigkeitsvektoren in der Schmelze unter Lösung der Navier-Stokes-Gleichungen. Die bisherigen, trotz Vereinfachungen noch immer aufwendigen Rechnungen haben gezeigt, daß hohe Strömungsgeschwindigkeiten und Turbulenzgrade im Vertikalfreistrahls und im Oberflächenstrom auftreten<sup>22)</sup>. Demgegenüber ist die Umwälzung im unteren Gefäßteil nur gering. Dieser Nachteil der Mischung von Metallschmelzen durch Gasinjektion ist beim Einsatz elektromagnetischer Rührsysteme vermeidbar<sup>23)</sup>. Der hohe Investitionsaufwand hat jedoch eine größere Verbreitung elektromagnetischer Pfannenrührer bisher verhindert.

### Vermischung und Energiedissipation in gasgespülten Pfannen

An dem Mischprozeß in gasgespülten Schmelzen sind die makroskopische Strömung, die Turbulenz und die molekulare Diffusion beteiligt. Antriebsmotor für Strömung und Turbulenz sind die in der Schmelze aufsteigenden Gasblasen. Es ist deshalb zu erwarten, daß eine Beziehung besteht zwischen Vermischungsdauer und dissipierter Leistung durch Begasung. Für die Leistung wird die Zahlenwertgleichung

$$P = 0,029 \cdot \frac{T \cdot \dot{V}}{M} \cdot \log \left( 1 + \frac{H}{1,48} \right) (Wt^{-1}) \quad (8)$$

angegeben<sup>24)</sup>.  $M$  ist das Schmelzengewicht in t,  $\dot{V}$  die Begasungsrate in  $\text{Nm}^3 \text{ min}^{-1}$ .  $T$  ist in K und  $H$  in m einzusetzen. Eine genauere Betrachtung des Problems zeigt, daß der Vorfaktor in Gleichung (8) durch 0,014 ersetzt werden muß [siehe auch <sup>25)</sup>]. Die Auswertung der in **Bild 5**



**Bild 5. Vermischungsdauer bei pfannenmetallurgischen Prozessen [nach Nakanishi, Fuji u. Szekely, mit Ergänzungen<sup>24)</sup>]**



zusammengetragenen Systemdaten ergab folgenden Zusammenhang zwischen Vermischungsdauer und Energie-dissipation<sup>24</sup>):

$$\tau \cong 800 \cdot P^{-0,4} \quad (9)$$

Nach eigenen Erfahrungen liefert auch die Gleichung

$$\tau \cong 4 \cdot \frac{M}{\dot{M}} \quad (10)$$

annehmbare Anhaltswerte für die Vermischungsdauer.

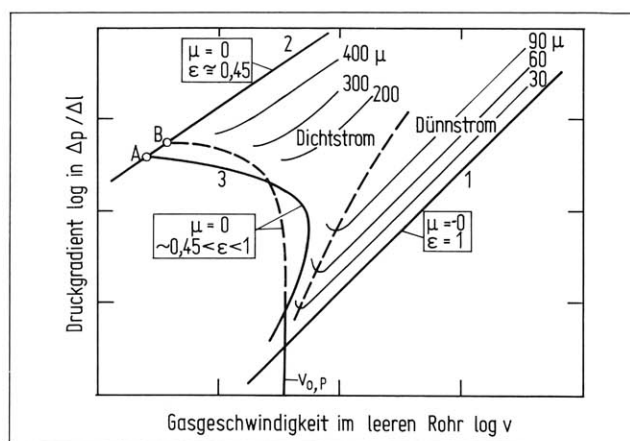
## Pneumatische Injektion feinkörniger Reaktions- und Legierungsstoffe

*Injektionsanlagen. **Tafel 2*** soll einen Überblick vermitteln über die vielfältigen Einsatzmöglichkeiten der pneumatischen Injektion von pulverigen bis körnigen Legierungs- und Reaktionsstoffen. Die Anlagen zur Pulverinjektion haben sich in den letzten Jahren von Hilfseinrichtungen zu aufwendigen Systemen mit Bunkern, Dispensern, Lanzenfahreinheiten, Deckelstationen und Staubabsaugvorrichtungen gewandelt<sup>26) bis 28)</sup>. Zur Einschleusung des Pulvers in die Förderleitung werden heute meist Druckbehälter mit Fluidisiereinrichtungen verwendet<sup>29)</sup>. Bewährt haben sich auch besondere Lanzenkonstruktionen<sup>30) 31)</sup>. Das Hauptproblem beim Betrieb von Injektionsanlagen besteht in der Aufrechterhaltung einer stabilen, pulsationsfreien Feststoffförderung, um Lanzenverstopfungen zu vermeiden. In dieser Hinsicht ist die Methode des „deep injection“ bei hohem Gegendruck schwerer zu beherrschen als die Methode des „shallow injection“ mit geringem Gegendruck oder die Methode der einfachen Aufblasförderung.

**Förderdiagramm.** Das in **Bild 6** schematisch dargestellte Förderdiagramm gibt Auskunft über die Grundbedingungen der Förderung von Pulvern durch Rohrleitungen<sup>32)</sup>. Als Parameter treten in diesem Bild die Gutbeladung  $\mu = \dot{M}_p / \dot{M}_g$  in kg Feststoff je kg Fördergas und das Zwischenraumvolumen  $\varepsilon = V_g / V_{\text{ges}}$  auf. Die Linie 1 kennzeichnet den Druckverlust durch Reibung des För-

### Tafel 2. Pneumatische Injektion von Reaktions- und Legierungsstoffen

<i>Entphosphorung</i>	$\text{CaO} + \text{CaF}_2 + \text{Fe}_2\text{O}_3$ + Zunder Soda	
<i>Entschwefelung</i>	$\text{CaO} + (\text{CaCO}_3)$ $\text{CaO} + \text{Al}$ $\text{CaO} + \text{CaF}_2 + (\text{Al})$ HO-Schlacke Soda $\text{CaC}_2$ $\text{CaC}_2 + \text{CaCO}_3, \text{CaO}$ $\text{Mg} + (\text{MgO}, \text{Al}_2\text{O}_3, \text{Chloride}, \text{Schlacke})$ Mischmetall	
<i>Desoxidation</i>	Al CaSi CaSiBa CaSiMnAl	} Einschlußmodifikation
<i>Legierung</i>	FeSi $\text{CaCN}_2$ Kohle $\text{NiO}, \text{MoO}_2$ FeB, FeTi, FeZr, FeW, SiZr Pb, FeSe, Te	



### Bild 6. Pneumatische Förderung von feinkörnigen Feststoffen

dergesehen an der Wand des leeren Rohres. Bei pulvergefülltem Rohr gilt ohne Förderung Linie 2. Der Punkt A entspricht dem Lockerungspunkt der Füllung bei waagrecht liegendem Rohr; bei vertikalem Rohr wird dieser Zustand bei B, dem Wirbelpunkt, erreicht. Mit sich ausdehnender Rohrfüllung verläuft der Druckgradient entlang Linie 3, die schließlich sehr steil in Richtung auf die Sinkgeschwindigkeit des Einzelkornes  $v_{0,p}$  abfällt. Linie 3 ist gleichzeitig die Stopfgrenze der Förderstrecke. Zwischen den Grenzlinien 1 und 2 sowie 3 liegt das Gebiet der pneumatischen Förderung mit den beiden Bereichen Dünnstromförderung und Dichtstromförderung. In dem Gebiet des Druckminimums besteht bei Druckschwankungen die Gefahr der Rohrverstopfung; dieser Umschlag tritt bei feinkörnigen Injektionspulvern leichter ein als bei grobkörnigen. Die für die Pfannenmetallurgie ausgelegten Apparate arbeiten im Gebiet der Dünnstromförderung bei hoher Gutbeladung von 10 bis 100. Hohe Gutbeladungen sind notwendig, um die Injektionsdauer abzukürzen, die notwendige Pfannenfreibordhöhe zu verkleinern und um die Staubentwicklung zu begrenzen.

Beim Übergang des Förderstromes aus der Lanze in die Schmelze verhalten sich die mitgeführten Feststoffpartikel unterschiedlich entsprechend ihrer kinetischen Energie: Bei hoher Energie durchschlagen sie die Phasengrenze und dringen in die Schmelze ein. Dieser Vorgang ist einem Schrotschuß in eine Flüssigkeit vergleichbar. Bei geringer Energie bleiben die Partikel in der Gasblase eingeschlossen. Der kritische Korndurchmesser für den Übergang Reflexion/Durchgang<sup>33)</sup> liegt bei

$$d_p = -\frac{8 \sigma}{\rho_p \cdot v_n^2} \cdot \cos \beta. \quad (11)$$

$\beta$  ist der Benetzungswinkel. Berechnungen ergeben, daß für Partikeln unter  $30\text{ }\mu\text{m}$  die Wahrscheinlichkeit des Einfangs in Gasblasen zunimmt. Das Fördergut sollte deshalb kein Feinstkorn enthalten.

*Eindringtiefe des Aufblasstrahles in die Schmelze.* Bei der technischen Injektion von Pulvern ist der Partikelimpulsstrom wesentlich größer als der Impulsstrom des Fördergases. Aus dieser Bedingung ziehen Engh und Mitarbeiter<sup>34)</sup> den Schluß, daß die Ausbildung einer Strahlströmung bei Feststoffbeladung allein von dem Term  $\dot{M}_p \cdot v_p$  bestimmt wird. Für die Eindringtiefe eines

Aufblasstrahles in die Flüssigkeit nach der Anordnung von Bild 7 soll deshalb gelten

$$L = \left( \frac{3 \dot{M}_p \cdot v_p \cdot \sin \alpha}{\pi \cdot \rho_l \cdot g \cdot \tan^2 (\Theta/2)} \pm L_0 \right)^{1/3} - L_0 \quad (12)$$

Die Eindringtiefe nimmt nach dieser Gleichung mit der dritten Wurzel aus dem Partikelimpulsstrom zu. Bei der Injektion von Kunststoffpulver in Wasser besteht annehmbare Übereinstimmung zwischen Versuchsergebnis und Gleichung (12), wie aus Bild 7 hervorgeht. Auch die seitliche Injektion unter den Flüssigkeitsspiegel führte zu Ergebnissen, die mit einer Gleichung (12) verwandten Beziehung befriedigend übereinstimmen. – Nach Untersuchungen von McNallan<sup>19)</sup> liegen andere Bedingungen bei einer Blasenströmung vor: Wegen der vollständigen Strippung der Feststoffpartikeln von den Gasblasen bleibt die Strömung in der Schmelze unbeeinflusst von der Pulverbeladung des Spülgases.

### Mechanische Injektion von Reaktions- und Legierungsstoffen

Die mechanischen Injektionsverfahren wurden erst in den letzten Jahren in die pfannenmetallurgische Prozeßtechnik eingeführt. Es handelt sich dabei um die Förderung von Draht, Band oder Fülldraht in die Stahlschmelze mittels einer Treibrollenvorschubmaschine<sup>35) bis 38)</sup> oder um das Einschießen von Projektilen mittels einer Druckgaskanone<sup>39)</sup>. Die Vorteile der mechanischen gegenüber der pneumatischen Injektion liegen in dem Entfall von Feuerfestlanzen, in der Anpassungsfähigkeit an prozeßtechnische und bauliche Gegebenheiten sowie in der Entkopplung von Stoffzufuhr und Einmischprozeß. Das Hauptanwendungsgebiet dieser Verfahren liegt auf der Injektion von Aluminium. Das Einspulen von calciumhaltigen Fülldrähten gewinnt neuerdings zunehmend an Bedeutung<sup>38)</sup>. Die maximale Förderleistung beträgt heute bei der Drahtinjektion rd. 150 kg Al min<sup>-1</sup> und bei dem Projektileinschießverfahren rd. 320 kg Al min<sup>-1</sup>.

Bei der Injektion eines Aluminiumdrahtes in eine Stahlschmelze findet ein instationärer Wärmetransport aus der Schmelze in den Draht statt. Dabei friert in einem ersten Zeitabschnitt auf den Draht eine Stahlschicht auf. Die Quenchhülle verleiht dem unter Zwangsführung einlaufenden Draht zusätzliche Biegesteifigkeit. Im Inneren der Hülle wird das Aluminium aufgeheizt, aufgeschmolzen und überhitzt. Der zweite Zeitabschnitt ist dadurch gekennzeichnet, daß die angefrorene Stahlschicht wieder zurückschmilzt<sup>40) 41)</sup>. Dann bestimmt im letzten Zeitabschnitt der Auftrieb des Leichtmetalls die Eindringbahn des Drahtes: Die Bewegungsrichtung kehrt sich nach Erreichen der Maximaltiefe um; gleichzeitig tritt das überhitzte Aluminium durch Bruch- und Auflösungsgängen der dünnen Hülle in die Schmelze über. Strömungen in der gasgespülten Schmelze sorgen für eine rasche Gleichverteilung des eingebrachten Aluminiums über das gesamte Pfannenvolumen. Die Berechnung der Auffrier- und Rückschmelzvorgänge für einen 12 mm dicken Draht führte zu den in Bild 8 dargestellten Ergebnissen<sup>40)</sup>. Mit steigender Injektionsgeschwindigkeit nimmt die Wärmestromdichte in den Draht zu, die Dicke der Quenchschicht ab. Dennoch ergeben sich größere Tauchtiefen mit steigender Injektionsgeschwindigkeit.

Der Eindringvorgang eines Projektilgeschosses in die

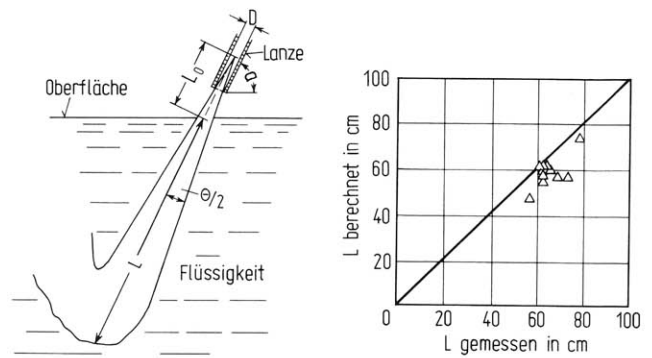


Bild 7. Pneumatische Injektion von Feststoffen in eine Flüssigkeit [Modellversuche von Engh, Larsen u. Venås<sup>34)</sup>]

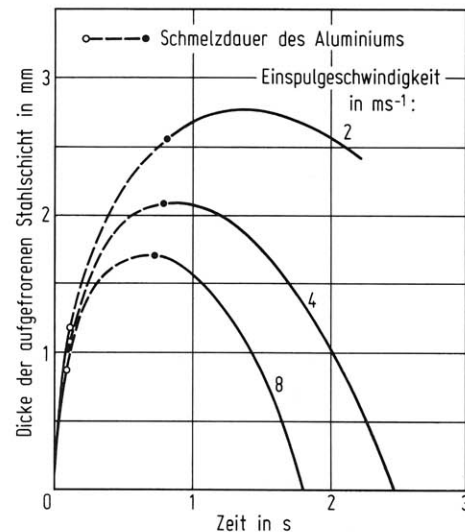


Bild 8. Dicke der aufgefrorenen Stahlschicht in Abhängigkeit von der Kontaktdauer (12 mm Drahtdurchmesser, 50 °C Überhitzung)

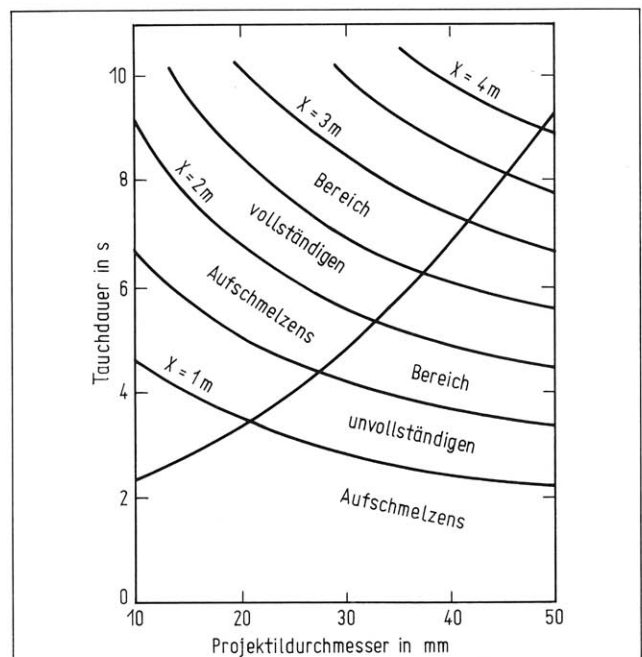


Bild 9. Aufschmelzen von Aluminium-Projektilen beim Einschießen in Stahlschmelzen [nach T. Aoki<sup>43)</sup>]

Schmelze läuft in folgenden Phasen ab<sup>39)</sup>: Das Projektil trifft mit hoher Fluggeschwindigkeit senkrecht auf die Schmelzenoberfläche. Die Geschwindigkeit wird in der Schmelze durch Widerstands- und Auftriebskräfte abgebaut. Bei Erreichen der maximalen Eindringtiefe dreht sich die Achse des zylindrischen Projektils aus vertikaler in nahezu horizontale Lage. Dieser Effekt trägt dazu bei, daß die Steigdauer wesentlich größer ist als die Sinkdauer. In die Betrachtung der Projektilkinematik sind die Vorgänge der Wärmeübertragung einzubeziehen. Dabei ist zu fordern, daß das Aluminiumprojektil während der Tauchdauer vollständig aufgelöst wird. In Bild 9 sind die Ergebnisse von Berechnungen und Modellversuchen zusammengefaßt<sup>43)</sup>. Bei einem Zylinderdurchmesser von 30 mm muß die Tauchtiefe mindestens 1,7 m betragen. Guthrie und Mitarbeiter gelangen bei ihren Berechnungen allerdings zu etwas anderen Ergebnissen<sup>42)</sup>.

### „Schlackenarmer“ Konverterabstich

Hohe Sauerstoffpotentiale in der Pfannenschlacke beeinträchtigen in der Regel den Ablauf pfannenmetallurgischer Feinungsreaktionen. In dieser Hinsicht sind die Stahlschwefelungsverfahren besonders empfindlich. Es ist deshalb notwendig, während des Abstichs Maßnahmen zu ergreifen, die die Überführung von Frischschlacke aus dem Konverter in die Gießpfanne weitgehend verhindern. Der „schlackenarme“ Konverterabstich wird in den Stahlwerken nach dem Verfahren der „Reststahlmethode“ oder nach dem Verfahren der „Schwimmstopfenmethode“ durchgeführt<sup>44)</sup><sup>45)</sup>. Im ersten Fall verzichtet man auf die vollständige Ausleerung des Converters, im zweiten Fall setzt man einen Stopfen mit einem Manipulator in den Konverterausguß. Der Einsatz von Schwimmkugeln führt offenbar nur zu Teilerfolgen<sup>45)</sup><sup>46)</sup>. Weitere Methoden zur Phasentrennung beim Konverterabstich befinden sich noch in der Entwicklung<sup>45)</sup>.

(S 24128)

### Schrifttum

- <sup>1)</sup> Scaninject I. International conference on injection metallurgy, Luleå, Sweden, June 9–10, 1977. [Hrsg.:] MEFOS. Luleå 1977.
- <sup>2)</sup> Secondary steelmaking. London 1978 (The Metals Society. Book No. 190).
- <sup>3)</sup> McMaster symposium ladle treatment of carbon steel. 1979.
- <sup>4)</sup> Scaninject II. 2. international conference on injection metallurgy, Luleå, Sweden, June 12–13, 1980. [Hrsg.:] MEFOS. Part 1 u. 2. Luleå 1980.
- <sup>5)</sup> Radex-Rdsch. 1981, S. 347/496.
- <sup>6)</sup> Olette, M.; Steiler, J. M.: In: The industrial use of thermochemical data. Hrsg. T. J. Barry. London 1980. S. 368/78.

- <sup>7)</sup> Ebneith, G.; Pluschkell, W.: Unveröff. Ergebnisse.
- <sup>8)</sup> Bauer, K.-H.; Quinten, R.: Stahl u. Eisen 100 (1980) S. 1045/50.
- <sup>9)</sup> Szekely, J.; Lee, R. G.: Trans. Metallurg. Soc. AIME 242 (1968) S. 961/65.
- <sup>10)</sup> Verhoog, H. M.; Rosier, S.; Hartog, H. W. den; Snoeyer, A. B.; Kreyger, P. J.: Estel-Ber. 9 (1974) S. 114/20.
- <sup>11)</sup> Massard, P.; Lange, K. W.: Arch. Eisenhüttenwes. 48 (1977) S. 65/69.
- <sup>12)</sup> Diener, A.; Ebneith, G.; Drastik, A.: Estel-Ber. 10 (1975) S. 149/61.
- <sup>13)</sup> McPherson, N. A.; Mercer, R. E.: Ironmaking & Steelmaking 7 (1980) S. 167/79.
- <sup>14)</sup> Erörterung im Arbeitskreis „Blasstahlwerke und Stranggießanlagen“ des Vereins Deutscher Eisenhüttenleute, März 1979.
- <sup>15)</sup> Schürmann, E.; Redenz, B.; Pluschkell, W.: Stahl u. Eisen 100 (1980) S. 1450/57.
- <sup>16)</sup> Sperl, H.; Weber, R. A.; Wiemer, H.-E.: Stahl u. Eisen 96 (1976) S. 1056/60.
- <sup>17)</sup> Ozawa, Y.; Mori, K.: Trans. Iron Steel Inst. Japan, 20 (1980) B 370.
- <sup>18)</sup> Hoefele, E. O.; Brimacombe, J. K.: Metallurg. Trans. 10 B (1979) S. 631/48.
- <sup>19)</sup> McNallan, M.: Wie unter <sup>4)</sup>. Part 2.
- <sup>20)</sup> Kobus, H. E.: In: Coast. Eng. Conf. Bd. II. London 1968. S. 1016/31.
- <sup>21)</sup> Tse-Chiang, H.; Lehner, Th.; Kjellberg, B.: Scand. J. Metallurg. 9 (1980) S. 105/10.
- <sup>22)</sup> Szekely, J.; El-Kaddah, N. H.; Grevet, J. H.: Wie unter <sup>4)</sup>. P. 1.
- <sup>23)</sup> ASEA-Z. 16 (1971) Nr. 5, S. 107/28.
- <sup>24)</sup> Nakanishi, K.; Fujii, T.; Szekely, J.: Iron Steelmaking Quart. 2 (1975) S. 193/97.
- <sup>25)</sup> Szekely, J.; Lehner, T.; Chang, C. W.: Ironmaking & Steelmaking 6 (1979) S. 285/93.
- <sup>26)</sup> Öberg, K.-E.; Weiss, F. J.: Wie unter <sup>4)</sup>. P. 1.
- <sup>27)</sup> Eichinger, F. T.; Grosz, R. K.: Wie unter <sup>4)</sup>. P. 1.
- <sup>28)</sup> Mehla, D.; Spetzler, E.: Wie unter <sup>4)</sup>. P. 1.
- <sup>29)</sup> Motte, J. P.; Cordier, J.: Wie unter <sup>1)</sup>. Ber. 12. 16 S.
- <sup>30)</sup> Bienvenu, Y.; Denier, G.: Magnesium in steelmaking. Dayton 1980.
- <sup>31)</sup> Mackie, G. J.: Wie unter <sup>1)</sup>. Ber. D 4. 4 S.
- <sup>32)</sup> Weber, M.: Strömungsfördertechnik. Mainz 1974.
- <sup>33)</sup> Apelian, D.; O'Malley, R.; Dremann, C.: Wie unter <sup>4)</sup>. P. 1.
- <sup>34)</sup> Engh, T. A.; Larsen, K.; Venås, K.: Ironmaking & Steelmaking 6 (1979) S. 268/73.
- <sup>35)</sup> Tanaka, S.: Ironmaking & Steelmaking 4 (1977) S. 350/54.
- <sup>36)</sup> Hater, M.; Pluschkell, W.; Redenz, B.; Wisniewski, H.: Stahl u. Eisen 98 (1978) S. 821/24.
- <sup>37)</sup> Ototani, T.; Kataura, Y.; Degawa, T.: Tetsu to Hagané 60 (1974) S. S 41.
- <sup>38)</sup> Delehouzee, L.; Dixmier, J. M.; Henry, J. M.; Heinen, N.: Wie unter <sup>4)</sup>. P. 1.
- <sup>39)</sup> Tanoue, T.; Umeda, Y.; Ichikawa, H.; Aoki, T.: Sumitomo Research, Nr. 9, 1973, S. 74/87.
- <sup>40)</sup> Ebneith, G.; Diener, A.; Pluschkell, W.: Arch. Eisenhüttenwes. 49 (1978) S. 563/68.
- <sup>41)</sup> Guthrie, R. I. L.: Wie unter <sup>4)</sup>. P. 1.
- <sup>42)</sup> Guthrie, R. I. L.; Gourtsoyannis, L.; Henein, H.: Canad. metallurg. Quart. 15 (1976) S. 145/53.
- <sup>43)</sup> Aoki, T.: Iron & Steel Internat. 51 (1978) S. 307, 309, 311/12 u. 315/17.
- <sup>44)</sup> Kobusch, H.; Gruner, H.; Pfeiffer, A.: Stahl u. Eisen 100 (1980) S. 257/63.
- <sup>45)</sup> Erörterung im Unterausschuß Blasstahlbetrieb des Vereins Deutscher Eisenhüttenleute, Febr. 1980.
- <sup>46)</sup> Saigusa, M.; Nanba, A.; Emoto, K.; Iida, Y.: Ironmaking & Steelmaking 8 (1981) S. 39/42.